

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРОКАТНЫХ ЗАГОТОВОК ИЗ ТУГОПЛАВКИХ МЕТАЛЛОВ

IMPROVEMENT TECHNOLOGY MANUFACTURE ROLLING BILLETS OF REFRACTORY METALS

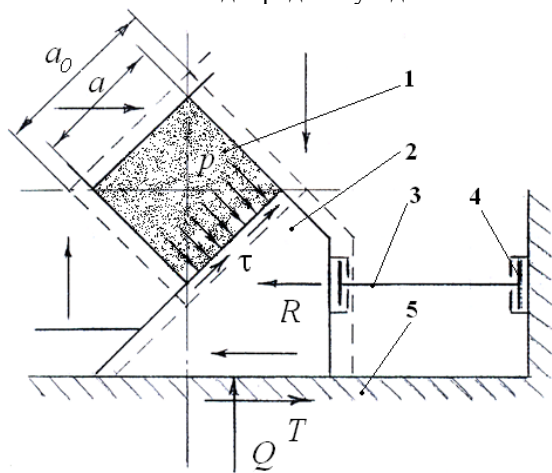
Буркин С.П., Бекетов А.Р., Обабков Н.В., Брынских Я.А.
Уральский федеральный университет, г. Екатеринбург, spb@mtf.ustu.ru

Analyze the complex technology of rolling billets of alloy powder CM-2A. A new method and tooling for molding rods of powders, eliminating warpage with their subsequent sintering. In order to obtain isotropic properties of billets experimentally investigated scheme quadripartite forging cast billets. The analysis allowed to choose the most effective size billets and their degree of compression during forging. The proposed technology forging provides arbitrarily large degree of deformation of the original cast structure of the alloy.

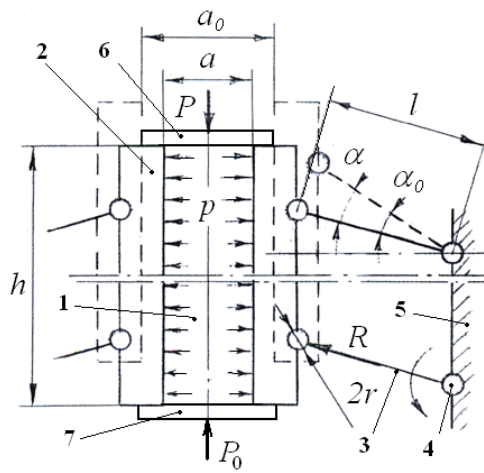
Keywords: molybdenum alloy, powders, forming rods, four-forging, isotropic properties, friction powders.

Технологический процесс производства изделий из тугоплавких металлов и сплавов начинается с изготовления из порошков расходуемых электродов для последующей вакуумно-дуговой плавки. Электроды комплектуются из спеченных штабиков-стержней чаще всего квадратного поперечного сечения. Штабики из порошков тугоплавких металлов формуются в традиционной технологической схеме в щелевых штампах [1-3]. Трение порошка о боковые стенки щелевого штампа порождает существенную неоднородность плотности по сечению штабика. В итоге, изгиб штабиков при спекании из-за неоднородной усадки. В настоящей

работе анализируются силовые параметры иной схемы формирования штабиков с четырехсторонним обжатием порошка бойками, образующими в сопряжении постоянно замкнутый контур, как это показано на рис.1а. Порошок помещается в зону спрессовывания 1, образованную плоскими рабочими поверхностями бойков 2. Бойки установлены с возможностью смещения вдоль плоских направляющих корпуса 5 под действием усилия со стороны поворотных шатунов 3, шарнирно (4) закрепленных на бойках 2 и корпусе 5. В исходном состоянии бойки разведены на величину a_0 .



а



б

Рис.1. Расчетная схема устройства формирования штабиков из порошков тугоплавких металлов

Рабочий канал 1 сверху и снизу закрыт соответственно пуансоном 6 и подпятником 7 (рис.1б). При развороте бойков $a_0 \times a_0$ порошок находится в состоянии засыпки с плотностью γ_0 .

Под действием силы P , приложенной вдоль оси канала к пуансону 6, бойки 2 смещаются вниз (рис.1б) и влево (рис.1а). При этом сечение канала уменьшается при повороте шатунов 3 на угол α до размера $a \times a$. Поскольку снизу канал закрыт подпятником 7, прижатом к торцам бойков с силой P_1 либо выталкивателем прессы (рис.2а), либо гидравлическим домкратом (с предохранительным клапаном, настроенным на заданное усилие P_1),

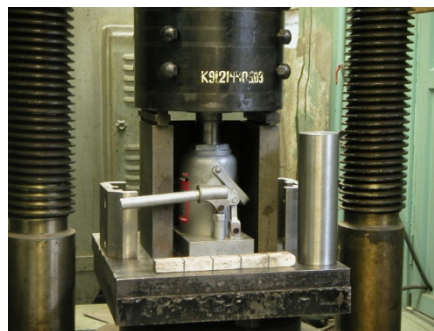
вытеснение порошка из канала исключается. Следовательно, длина канала h остается неизменной, а плотность порошка при формировании определяется соотношением

$$\gamma = \gamma_0 \frac{a_0^2}{a^2} \quad (1)$$

Штабик с конечными размерами $a_k \times a_k \times h$ формируется в момент прихода шатунов 3 в «мертвые» точки, то есть когда $\alpha = \alpha_0$, где α_0 - угловое положение шатунов при полном разводе бойков $a_0 \times a_0$.



а



б

Рис. 2. Устройство формирования штабиков, установленное на гидравлическом прессе с выталкивателем (а) и гидравлическим домкратом (б)

Эксплуатируемое в настоящее время устройство позволяет формировать штабики из порошков любых тугоплавких металлов и их сплавов сечением 20х20 мм и длиной до 335 мм. Длина может варьироваться с шагом 65 мм как в сторону увеличения, так и уменьшения. Корпус секционирован (секция показана на рис.3) и допускает быструю переналадку при изменении требуемой длины штабика. Сформованные штабики из порошка сплава ЦМ-2А длиной 270 мм показаны на рис.4.

Важным достоинством секционированной конструкции устройства является возможность получать штабики различной длины без

существенной инструментальной переналадки. Добавление практически любого количества секций позволяет значительно увеличить длину формируемых штабиков. Это важно, поскольку часть штабиков после спекания идет на изготовление расходного электрода, остальные – на футеровку плавильного тигля вакуумной печи для гарнисажной плавки. Применение длинных штабиков при сборке электрода сокращает количество сварных соединений. С увеличением количества установленных секций растет необходимое для прессования усилие пресса P .

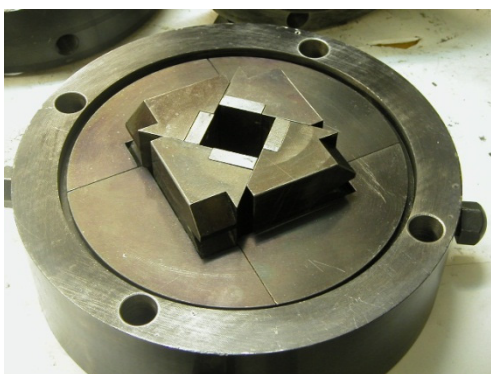


Рис. 3. Секция устройства



Рис. 4. Штабики из порошка сплава ЦМ-2А

Кроме параметров уплотнения порошка на усилие прессования оказывает влияние трение на контактирующих поверхностях подвижных элементов каждой секции устройства, а также контактное трение между порошком и рабочими поверхностями бойков или продольно установленных планок, объединяющих все секции и образующих рабочее пространство спрессовывания порошка. Вариант методики расчета силы прессования штабиков без учета сил контактного трения и противодействия P_0 предложен в работе [5]. Приведенный в этой работе уточненный расчет позволяет рационально выбрать прессовое оборудование и спроектировать элементы крепления устройства на столе и подвижной поперечине (ползуне) гидравлического пресса.

Рычажный привод бойков обеспечивает конечное уплотнение порошка в штабике с размерами сечения $a_k \times a_k$ в момент перехода рычагов в «мертвую» точку. Это определяет положение максимума усилия в некотором промежуточном угловом положении шатунов 3 (рис.1б).

С целью определения зависимости силы прессования P от угла поворота шатунов α вводится уравнение аппроксимации кривой уплотнения конкретного порошка в виде $\gamma = \gamma_0 + n \cdot p^m$, где p - контактное давление порошка в процессе прессования; n и m - коэффициенты аппроксимации.

Вводится допущение постоянства P в сечении и по длине формируемого штабика. В частности для порошка молибденового сплава ЦМ-

2А с насыпной плотностью $\gamma_0 = 2 \text{ г/см}^3$ после ввода пластификатора (2...4 мл глицерина и 4...6 мл спирта на 1 кг порошка) плотность в зависимости от P записывается со статистической надежностью 0,95 следующим образом:

$$\gamma = 1,7 + 0,32 P^{0,455}, \text{ г/см}^3.$$

Снижение насыпной плотности связано с вводом пластификатора и гранулированием смеси протиркой через сито 0315.

С учетом (1) можно записать

$$\gamma_0 \frac{a_0^2}{a^2} = \gamma_0 + n \cdot P^m, \text{ откуда}$$

$$P = \left[\frac{\gamma_0}{n} \left(\frac{a_0^2}{a^2} - 1 \right) \right]^{1/m}.$$

В соответствии с приведенной на рис.1 схемой нагружения бойков 2 уравнение равновесия на ось, параллельную плоскости скольжения корпуса 5, записывается в виде

$$R = \frac{\cos(\alpha_0 - \alpha)}{\sqrt{2}} \cdot P \cdot a \cdot h (1 + \mu + f) + \frac{1}{4} f_{\tau} (P + P_0),$$

где f - коэффициент трения порошка на рабочей поверхности бойков;

μ - коэффициенты трения на контактных поверхностях подвижных элементов устройства.

$$a = a_0 - \sqrt{2} \cdot l \cdot [\cos(\alpha_0 - \alpha) - \cos \alpha_0];$$

f_{τ} - коэффициент трения на торцевых поверхностях бойков.

Исходное положение бойков, соответствующее раствору $a_0 \times a_0$, определяется

$$P = 4 \cdot \left(R \sin \varphi + 2 \frac{P \cdot a \cdot h \cdot \mu \cdot r_{\text{ш}}}{l \cdot \cos \varphi} \right) = 4 \cdot \sin \varphi \left(R + 4 \frac{P \cdot a \cdot h \cdot \mu \cdot r_{\text{ш}}}{l \cdot \sin 2\varphi} \right), \quad (2)$$

где $\varphi = \alpha_0 - \alpha$.

Коэффициент трения μ может рассматриваться как справочная величина, определяющая контактные взаимодействия деталей машин с учетом свойств контактирующих материалов, смазок, площадей контакта и контактных давлений.

Сложность представляет нахождение величины коэффициента трения f порошка на рабочих поверхностях бойков, который зависит от большого числа параметров (твердость и чистота обработки рабочих поверхностей, свойства порошка, его плотность, наличие, состав и количество пластификатора). Как показывает опыт формования промышленных партий штабиков из

углом поворота шатунов 3 (рис.1б) длиной l

$$\alpha_0 = \arccos \left(1 - \frac{a_0 - a_x}{\sqrt{2}l} \right).$$

При формировании штабика бойки 2 (рис.1) одновременно смещаются как в поперечном, так и продольном направлении под действием силы P за счет поворота шатунов 3 в шарнирах 4. Момент трения в последних $M_{\text{ш}} = P \cdot a \cdot h \cdot \mu \cdot r_{\text{ш}}$. При определении P трение на торцевых поверхностях пуансона 6 и подпятника 7 учитывается посредством коэффициента трения f_{τ} , который при расчете может быть принят не более 0,1 благодаря высокой чистоте торцевых поверхностей бойков пуансона и подпятника, а также – применению эффективных смазок. Сила домкрата или выталкивателя P_0 , достаточная для предотвращения вытеснения порошка из зоны прессования, $P_0 = a^2 \cdot P \cdot \xi$, где ξ - коэффициент бокового давления. Применение домкрата с регулируемым сливным клапаном позволило определить минимально допустимое усилие P_0 на различных этапах прессования порошка. Для порошка сплава ЦМ-2А зависимость ξ от плотности порошка ориентировочно может быть представлена линейной функцией $\xi = 0,03 + 0,06\gamma$.

Сила прессования, приложенная одновременно к четырем бойкам посредством пуансона 6 (рис.1б),

порошка сплава ЦМ-2А, на формуемость порошков и величину трения влияет даже промежуток времени между приготовлением смеси и началом прессования, что связано с частичным испарением растворителя (спирта, бензина и т.п.).

Наиболее распространенным способом определения коэффициентов контактного трения металлических порошков на поверхностях формирующего инструмента является метод замера крутящего момента, приложенного к пуансону при формировании брикета в круглом контейнере. Контактные напряжения принимаются постоянными на всей торцевой поверхности пуансона, и коэффициент трения рассчитывается

по формуле $f' = \frac{3M}{2\pi\bar{p}R^3}$, где $\bar{p} = \frac{P_{\pi}}{\pi R^2}$ -

среднее контактное давление, создаваемое силой прессования P_{π} на контактной поверхности пуансона диаметром $2R$. Несмотря на кажущуюся простоту способа, получение достоверных результатов замера напряжений и коэффициентов трения затруднено из-за большой нестабильности полученных данных. Во-первых, при повороте пуансона в поверхностных слоях брикета возникают дополнительные сдвиговые напряжения, приводящие к изменению приложенной силы P_{π} .

Корректировка P_{π} при испытаниях сложна без серьезной автоматизации испытательной машины. Во-вторых, результат измерения крутящего момента серьезно искажается из-за влияния на процесс компактирования порошков зазора между стенкой контейнера и пуансоном. С ростом давления затекание порошка в зазор растет, а неминуемо присутствующая овальность, как полости контейнера, так и рабочей части пуансона порождает явление затирания порошка и резкое возрастание крутящего момента при вращении пуансона. В-третьих, гипотезу постоянства контактного давления на торце пуансона нельзя считать приемлемой для точного определения коэффициента трения. Вследствие подпирающего действия сил трения эпюра контактных давлений существенно неравномерна и характеризуется большим превышением давлений в центральной зоне над средними и периферийными давлениями. Если упрощенно эпюру контактных давлений представить конической поверхностью, в вершине которой давление имеет максимальное значение

p_{\max} , а в основании – минимальное p_{\min} , то, введя в качестве параметра неравномерности распределения контактных давлений $\eta = p_{\min}/p_{\max}$, можно определить

коэффициент трения f , зная крутящий момент

$$M = 2\pi f p_{\max} \int_0^R r^2 \left[1 - \frac{r}{R}(1-\eta) \right] dr = \frac{1}{6} \pi f p_{\max} R^3 (1+3\eta),$$

$$\text{где } p_{\max} = \frac{3\bar{p}}{1+2\eta},$$

$$f = \frac{3M}{2\pi\bar{p}R^3 \cdot \frac{3}{4} \cdot \frac{1+3\eta}{1+2\eta}} = \frac{f'}{\frac{3}{4} \cdot \frac{1+3\eta}{1+2\eta}} = \frac{f'}{k}.$$

Поскольку при любых значениях $\eta < 1$ $k < 1$, реальный коэффициент трения f остается выше f' , определяемого по традиционной методике. Корректировка значения коэффициента трения невозможна без знания параметра η .

Для расчета силы прессования штабиков на описанном устройстве коэффициент трения f определяется по методике, основанной на

$$\text{известном [6] равенстве } \frac{\Delta p}{p} = 2f\xi \cdot \frac{h}{R},$$

определяющем относительное уменьшение среднего давления прессования в сечении формуемого брикета, отстоящем на расстоянии h от торца пуансона, в результате действия сил трения на стенках контейнера диаметром $2R$.

Испытания проводились с использованием разъемного контейнера (рис.4), изготовленного из той же стали марки 5ХНМ, что и бойки устройства. Идентичность условий проведения испытаний и изготовления штабиков обеспечена также равной твердостью и чистотой обработки рабочих поверхностей инструмента. Для двух идентичных навесок порошка формование брикетов (показаны на рис.5) осуществлялось двумя способами: с односторонним и двухсторонним перемещением пуансонов относительно контейнера. При испытании фиксировались сила прессования и текущая высота брикета h . В случае двухстороннего прессования с усилием P_1 и средним контактным давлением p_1 минимальная плотность порошка и минимальное среднее давление $p_1 - \Delta p_1$ имеют место в центральном по высоте сечении брикета, следовательно,

$$\Delta p_1 = p_1 f \xi \frac{h}{R} \text{ или } \Delta P_1 = P_1 f \xi \frac{h}{R}, \text{ где } \xi -$$

коэффициент бокового давления.



Рис. 5. Инструментальная оснастка и формуемые брикеты из порошка сплава ЦМ-2А

При одностороннем прессовании с силой P_2 на дне контейнера среднее давление порошка меньше, чем под пуансоном на величину

$$\Delta p_2 = 2p_2 f \xi \frac{h}{R} \text{ или } \Delta P_2 = 2P_2 f \xi \frac{h}{R}.$$

Средние по высоте брикета давления соответственно равны:

$$\bar{P}_1 = \frac{2p_1 - \Delta p_1}{2} = \frac{2P_1 - \Delta P_1}{2F};$$

$$\bar{P}_2 = \frac{2P_2 - \Delta P_2}{2F}, \text{ где } F = \pi R^2.$$

Коэффициент трения f порошка о стенки контейнера находится из равенства $\bar{P}_1 = \bar{P}_2$. Следовательно

$$P_2 - P_1 = \frac{1}{2}(\Delta P_2 - \Delta P_1) = P_2 f \xi \frac{h}{R} - \frac{1}{2} P_1 f \xi \frac{h}{R}.$$

$$\text{Отсюда } f = \frac{2R}{h \xi} \cdot \frac{P_2 - P_1}{2P_2 - P_1}.$$

Испытания для порошков сплава ЦМ-2А с пластификатором (глицерин 2...4 мл и спирт 4...6 мл на 1 кг порошка) проводились с использованием контейнера диаметром $2R=27$ мм. Навески порошка по 60 г в обоих случаях спрессовывались в брикеты с усилием 200 кН. Сила прессования определялась динамометром испытательной машины с точностью ± 50 Н; перемещение – индикатором с точностью $\pm 0,01$ мм.

Ощутимые различия в усилиях регистрируются при степенях уплотнения $\gamma/\gamma_0 > 2,0...2,2$. Поэтому на графике рис.6 приведены усилия P_1 и P_2 в диапазоне γ/γ_0 от 2,6 до 3,4.

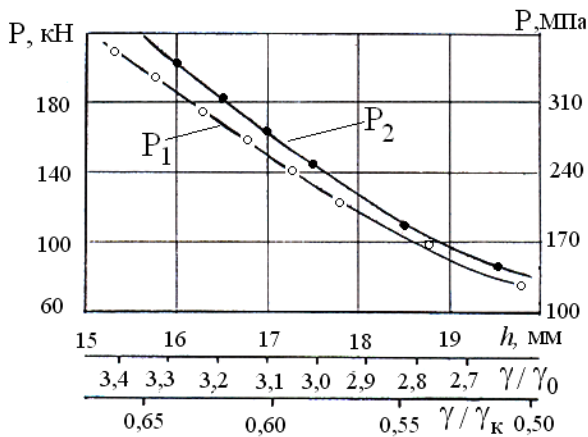


Рис. 6. Изменение силы прессования брикетов из порошка сплава ЦМ-2А в контейнере диаметром 27 мм: • - одностороннее прессование; о - двухстороннее прессование

По результатам замера усилий P_1 и P_2 (рис.6) и определения коэффициентов бокового давления ξ в диапазоне изменения плотности порошка от 5,0 до 6,5 г/см³, то есть в диапазоне от 48,5% до 63,1% плотности компактного сплава ЦМ-2А (рис.7) определены коэффициенты трения

$f=0,3\pm 0,02$, которые при заданной чистоте обработки поверхности инструмента и при отсутствии смазки статистически незначимо зависят от плотности и давления прессуемого порошка.

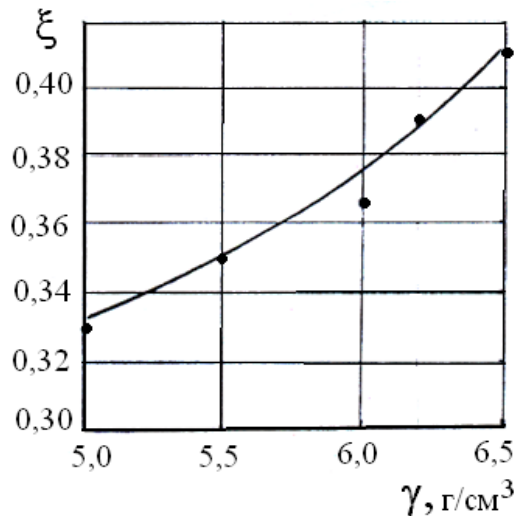
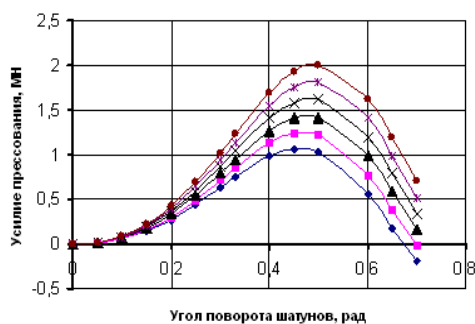
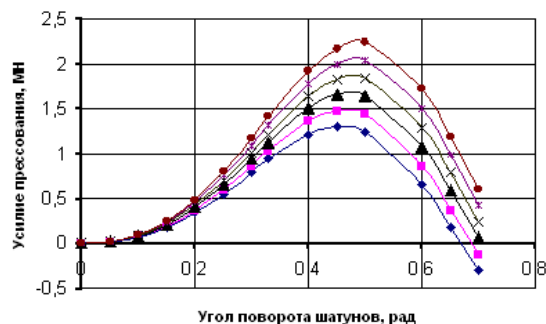


Рис. 7. Зависимость коэффициента бокового давления от плотности порошка сплава ЦМ-2А

Таким образом, получена полная информация, достаточная для расчета силы прессования штабиков сечением 20х20 мм из порошка сплава ЦМ-2А. Результаты расчета P по формуле (2) в функции угла поворота шатунов устройства формования штабиков длиной 270 мм приведены на рис.8. Исходное положение шатунов при растворе бойков 40х40 мм определено углом $\alpha_0=37^\circ=0,646$ рад. За счет упругих деформаций бойков, шатунов и корпусов устройства конечный раствор бойков (при $\alpha = \alpha_0$) составил 22х22 мм, что соответствует степени уплотнения $\gamma/\gamma_0=3,3$. Для порошка, из которого изготавливалась полупромышленная партия штабиков, насыпная плотность составляла $\gamma_0=2$ г/см³, следовательно, плотность прессованных штабиков $\gamma=6,6$ г/см³, то есть 64% плотности компактного сплава ЦМ-2А. Расчеты выполнены для различных значений коэффициентов трения μ и f . При этом установлено, что механический коэффициент трения μ является более сильным параметром по влиянию на P , чем f , который в расчете изменяли от 0,1 до 0,4.



a



б

Рис. 8. Сила формирования штабиков 22х22х270 мм из порошка сплава ЦМ-2А при коэффициенте трения $f=0,1(a)$ и $0,4(б)$

Опытные значения силы прессования штабиков при тех же, что и в расчете параметрах, определяемые по показаниям манометра главного цилиндра гидравлического пресса, заключены в диапазоне от 1,3 до 1,5 МН. Отсюда следует, что при коэффициенте трения $f=0,3$ коэффициент

трения μ находится в интервале значений 0,15...0,20, что не противоречит справочным данным по трению в парах сталь-сталь с консистентной смазкой. Предложенная методика расчета пригодна для определения P при произвольном значении h . В качестве примера это показано на рис.9 для случая изготовления штабиков длиной 335 мм при $f=0,3$.

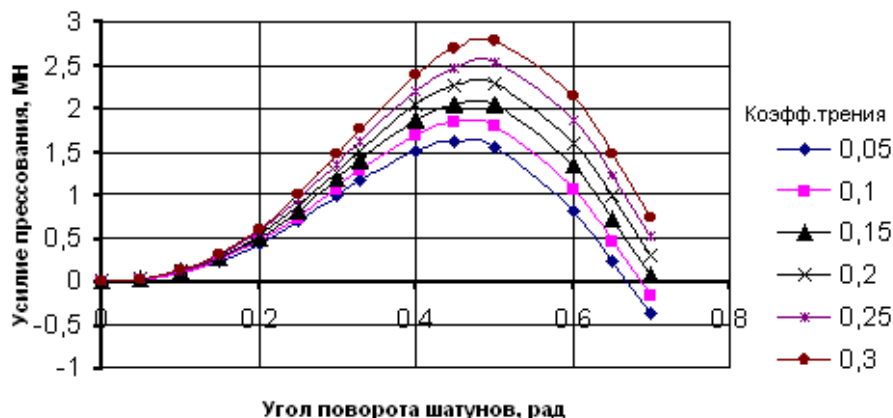


Рис. 9. Сила формирования штабиков длиной 335 мм и сечением 22х22 мм из порошка сплава ЦМ-2А

В технологиях производства листов из тугоплавких металлов в значительной степени проявляется наследственность свойств заготовки, сформированных при литье и предварительной деформации ковкой или прессованием. Слитки, полученные вакуумной дуговой плавкой, практически всех тугоплавких металлов и их сплавов имеют крупнозернистую структуру и характеризуются сравнительно низкой пластичностью при традиционных способах обработки. Наиболее благоприятную схему напряженного состояния и, следовательно, повышенную пластичность дает прессование. Однако, изготовление прессованием сутунки для последующей прокатки изотропных листов из большинства тугоплавких металлов малопригодно, поскольку при горячей однонаправленной и весьма интенсивной деформации экструзии формируется достаточно «острая» текстура деформации, которая наследуется в текстуру рекристаллизации. Последняя трудно устранима при прокатке и порождает расслоение металла и глубокое

разрушение кромок раскатов, особенно в условиях тепловой деформации.

Ковкой легче получить изотропную прокатную заготовку, так как металл может подвергаться последовательному обжатию в трех взаимно перпендикулярных направлениях с достаточно большими степенями деформации. Чем больше предварительная деформация, тем успешнее проходит карточная прокатка. Приемлемыми технологическими вариантамиковки следует признавать такие, которые дают возможность накопления практически неограниченной степени предварительной деформации и при которых суммарные деформации по трем ортогональным осям приблизительно одинаковы. Проработка литой структуры металла может характеризоваться либо степенью уковки U , как это принято в кузнечно-штамповочном производстве, либо суммарной степенью деформации сдвига Λ_{Σ} . Функция U , представляемая на каждом этапе обжатия заготовки отношением большего ее сечения к меньшему,

мультипликативная, Λ_i - аддитивна. Поэтому $Y_\Sigma = \prod_{i=1}^n Y_i$ и $\Lambda_\Sigma = \sum_{i=1}^n \Lambda_i$, где i - номер этапа деформирования; n - число этапов;

$$\Lambda_i = \int_0^t H_i d\tau \quad [7]; \quad H_i -$$

интенсивность скоростей деформаций сдвига на i -м этапе; τ - текущее время; t - длительность i -го этапа.

Условно принимая деформацию на каждом этапе монотонной и однородной, можно оценивать

$$\Lambda_i = 2 \cdot \sqrt{\left(\ln \frac{x_1}{x_0}\right)^2 + \left(\ln \frac{y_1}{y_0}\right)^2 + \left(\ln \frac{x_1}{x_0}\right) \cdot \left(\ln \frac{y_1}{y_0}\right)} \quad \text{или}$$

$$\Lambda_i = 2 \cdot \sqrt{\left(\ln \frac{x_1}{x_0}\right)^2 + \left(\ln \frac{z_1}{z_0}\right)^2 + \left(\ln \frac{x_1}{x_0}\right) \cdot \left(\ln \frac{z_1}{z_0}\right)},$$

где x_1, y_1, z_1 и x_0, y_0, z_0 - определяющие размеры заготовки в направлении осей X, Y, Z соответственно после и до деформации на i -м этапе.

Между степенью уковки и степенью деформации сдвига можно условно (пренебрегая неоднородностью деформированного состояния и сдвиговыми деформациями) установить соответствие $Y_\Sigma = \exp(\Lambda_\Sigma / \sqrt{3})$. В рамках этого допущения в процессековки осевые деформации $\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}$ рассматриваются как главные, с учетом принятого в механике деформируемого твердого тела упорядочения главных деформаций $\varepsilon_{11} > \varepsilon_{22} > \varepsilon_{33}$.

При листовой прокатке, пренебрегая уширением, деформированное состояние считают плоским и оценивают степень деформации сдвига в i -м проходе величиной $\Lambda_i = 2 \cdot \ln(h_{i-1}/h_i)$. Если обжатие при прокатке осуществляется в направлении оси z , а направление прокатки совпадает с осью X , то $\varepsilon_{zzi} = \ln(h_i/h_{i-1}) = -\varepsilon_{xx}$ при $\varepsilon_{yy}=0$.

К сожалению, на данном этапе развития техники и технологии производства листов из тугоплавких металлов нельзя предложить достаточно универсальную методику проектирования техпроцессов как собственно листовой прокатки, так и предварительной деформации литой заготовки при изготовлении сутунки. Существенное влияние на выбор параметров деформирования оказывают масштабный фактор, химических состав и чистота

степени деформации сдвига упрощенными выражениями:

при осесимметричной, вдоль оси Z , деформации

$$\Lambda_i = \sqrt{3} \cdot \left| \ln \frac{z_1}{z_0} \right|;$$

при плоской деформации в плоскости $x-y$

$$\Lambda_i = 2 \cdot \left| \ln \frac{x_1}{x_0} \right| \quad \text{или} \quad \Lambda_i = 2 \cdot \left| \ln \frac{y_1}{y_0} \right|;$$

при объемной деформации с учетом условия несжимаемости

сплава, температурно-скоростные режимы на каждом этапе деформирования, степень защиты металла от газопоглощения, режимы первичной и промежуточных термообработок, а также многие другие трудно-контролируемые факторы. До сих пор не определены оптимальные (или хотя бы достаточные) значения степени предварительной деформации, накопленной в процессе изготовления сутунки, при которых гарантируется отсутствие расслоений при прокатке, а растрескивание кромок полос не препятствует регламентированному раскрою листов после завершения прокатки и не приводит к существенному незапланированному снижению выхода годного.

Как правило, формирование изотропных механических и физических свойств листов из тугоплавких металлов невозможно осуществить только за счет рационального выбора режимов обжатий и разворотов полос без учета предыстории деформирования. «Острую» текстуру деформации или рекристаллизации, полученную в процессе изготовления сутунки, не удастся, в большинстве случаев, устранить прокаткой, поскольку в задачу прокатки, кроме формирования изотропных свойств, входит и формообразование листа с конкретными размерами, допусками на продольную и поперечную разнотолщинность и на плоскостность.

В настоящей работе анализируется вполне конкретная технология производства изотропных листов $h_0 \times b_0 \times l_0 = 0,8 \times 150 \times 300$ мм из низколегированного молибденового сплава, сопротивление деформации которого удовлетворительно описывается как в условиях горячей, так и теплой деформации уравнением [8]:

$$\sigma_s = 153,8 \cdot 3,107 \cdot e^{-0,00087t} \cdot 1,577 \cdot \varepsilon^{0,198} \cdot 0,883 \cdot \xi^{0,054}, \text{ МПа,}$$

где t - средняя температура металла в зоне обжатия, °С;

ε - логарифмическая степень деформации;

$\xi = d\varepsilon/d\tau$ - скорость деформации (средняя за этап обжатия), с⁻¹.

Исходная прокатная заготовка, полученная ковкой из слитка вакуумно-дуговой плавки, после механической обработки имеет размеры $h_0 \times b_0 \times l_0 = 14,5 \times 65 \times 108$ мм. Заготовка на прокатку передается после вакуумного отжига при 1450°С в течение 5 часов.

Прокатка осуществляется в два этапа:

- в интервале температур 1400...1000°С на стане Дуо-400 с диаметром валков 350 мм; частота вращения валков - 50 об/мин;

- в интервале температур 400...500°С на стане Кварто-400 с диаметром рабочих валков 150 мм и опорных - 36 мм; частота вращения рабочих валков 50 об/мин; клеть снабжена системой противоизгиба валков.

Замеренные и вычисленные по методикам [9] параметры горячей прокатки приведены в табл. 1.

Первый проход после нагрева в камерной печи в атмосфере аргона выполняется в поперечном направлении, остальные проходы - в продольном. При быстром переносе заготовок от печи к стану захват полосы в первом проходе вполне удовлетворительный даже без подключения пневмотолкателей, которыми оснащены раскатные столы клетки, поскольку легкоплавкий окисел MoO_3 не успевает образоваться на поверхности заготовки. При выполнении остальных проходов возможно ухудшение захвата.

После завершения горячей прокатки отрезаются концы полосы, и полоса разрезается на две части, которые после травления и вакуумного отжига передаются на теплую прокатку, имея размеры: $h_0 \times b_0 \times l_0 = 4,0 \times 78 \times 163$ мм. Параметры теплой прокатки приведены в табл. 2.

Таблица 1

Основные параметры прокатки при 1400...1000°С

№ прохода	Размеры полосы, мм			$t_{\text{вх}}, ^\circ\text{C}$	$t_{\text{вых}}, ^\circ\text{C}$	$\varepsilon_i = \frac{\Delta h_i}{h_{i-1}}$	$P, \text{кН}$	$M, \text{кН}\cdot\text{м}$	$N, \text{кВт}$
	h_i	b_i	l_i						
1	12,	78,0	108	1400	1362	0,165	516	10,9	57,4
2	10,0	78,2	131	1310	1273	0,173	381	7,6	39,9
3	8,0	78,2	161	1223	1190	0,20	370	7,3	37,9
4	6,0	78,4	218	1140	1118	0,25	434	8,5	44,7
5	4,0	78,5	327	1064	1058	0,33	528	10,4	54,4

Таблица 2

2. Основные параметры прокатки при 400...500°С

№ прохода	Размеры полосы, мм			$t_{\text{вх}}, ^\circ\text{C}$	$t_{\text{вых}}, ^\circ\text{C}$	$\varepsilon_i = \frac{\Delta h_i}{h_{i-1}}$	$P, \text{кН}$	$M, \text{кН}\cdot\text{м}$	$N, \text{кВт}$
	h_i	b_i	l_i						
1	2,5	114	163	400	478	0,375	1095	12,5	65,6
2	1,8	172	163	467	496	0,28	720	5,8	30,6
3	1,2	172	244	479	519	0,33	837	6,3	33,2
4	0,85	172	345	490	500	0,29	656	3,9	20,5

Нагрев под теплую прокатку также выполняется в защитной газовой среде, поскольку окисление сплава, хотя и медленно, начинается при 250°С. Первые два прохода проводятся в поперечном направлении, последующие в продольном. Поскольку конечные свойства прокатанных листов во многом определяются режимом именно теплой прокатки, обжатия подобраны с учетом равенства суммарных степеней деформации сдвига при прокатке в поперечном и продольном направлениях. Однако это равенство не позволяет получить изотропные свойства листа при существенной анизотропии свойств металла сутунки.

В связи с этим, ковку исходной литой заготовки на сутунку следует вести в трех ортогональных направлениях примерно с равными по величине осевыми деформациями.

При построении схемыковки кроме задачи получения сутунки требуемых формы и размеров следует разрешить следующие проблемы:

- применить операцииковки с наиболее благоприятными для повышения пластичности металла схемами напряженного состояния;
- обеспечить возможность многократного повторения цикла деформирования заготовки с восстановлением ее формы для накопления неограниченно большой суммарной степени деформации;

- предельно сократить продолжительность цикла ковки для уменьшения промежуточных подогревов заготовки;

- упростить по возможности транспортные и манипуляционные операции ковки, поскольку высокотемпературную (1600...1700°C) предварительную деформацию целесообразно проводить в герметизированном рабочем пространстве ковочного пресса.

Исходная заготовка – термически и механически обработанный слиток цилиндрической формы, из которого ковкой получается сутунка с указанными размерами для прокатки двух листов. Поскольку из практики производства карточным способом листов из тугоплавких металлов известно, что коэффициент выхода годного не превышает 0,5, объем заготовки V_0 должен быть порядка 130...140 см³.

Соотношение размеров заготовки $\eta = h_0/d_0$ целесообразно иметь в диапазоне от 1 до 2,5. $\eta < 1$ соответствует низкой заготовке, для которой операция осадки, начинающая ковку, малоэффективна с точки зрения уковки слитка и энергоемка из-за больших затрат на преодоление контактного трения. $\eta > 2,5$ соответствует относительно высокой заготовке, осадка которой затруднительна из-за потери устойчивости и возможности образования зажимов при ковке. Интегральная оценка допустимых по условиям успешной ковки исходных диаметров заготовки осуществляется по формуле:

$$d_0 = \sqrt[3]{\frac{4 \cdot V_0}{\pi \cdot \eta}}. \text{ При оговоренном диапазоне}$$

изменения V_0 и η $d_{0\min} = 40,5$ мм; $d_{0\max} = 56,3$ мм. В анализируемом техпроцессе ковки принимается $d_0 = 50$ мм. Этот размер в рассматриваемой схеме ковки определяет геометрические параметры применяемой инструментальной оснастки.

Цикл ковки, заканчивающийся восстановлением исходной формы заготовки, включает четыре операции:

- осесимметричная осадка на плоских плитах с относительной высотной деформацией, определяющей величину накопленной за цикл степени уковки слитка и являющейся основным

параметром данной технологии ковки поковок типа пластин;

- обжатие осажженной заготовки по диаметру в радиальных вырезных бойках или штампах; радиус бойков $R = d_0/2$; ось исходной заготовки при этом параллельна плоскости разреза бойков;

- обжатие заготовки в перпендикулярном предыдущему направлению после кантовки поковок на 90° вокруг оси исходного слитка;

- правка торцов заготовки с восстановлением ее прежней формы.

На рис.10 показано поэтапное взаимодействие инструмента с заготовкой, в которую условно «вморожена» ортогональная система координат XYZ , позволяющая пронаблюдать направленность течения металла на каждом этапе обжатия. После завершения третьего этапа подпрессовкой вдоль оси X проявятся торцы заготовки, и она приобретает форму близкую к исходному цилиндру. Поковка после четвертого этапа обжатия показана на рис.11. Далее вся процедура обжатия может быть повторена неограниченное число раз.

Штамп, использованный при проведении опытов и устанавливаемый в герметизированной камере ковочного пресса, позволяет осуществлять все четыре операции цикла за три хода ползуна. Последнее обжатие вдоль оси Y совмещено с осевой подпрессовкой в сомкнутом радиальном штампе.

Осью полученной цилиндрической поковки является ось X , которая в исходной заготовке представляла радиальное направление. После второго цикла формируется цилиндр с осью Y и только после третьего цикла ось Z снова займет свое прежнее место.

Деформации, представленные в логарифмическом виде, определялись на каждом этапе обжатия одного цикла обработки и суммировались в соответствии с индексами осей координат, «вмороженных» в заготовку. Кроме того, рассчитывались степени деформации сдвига на каждом этапе цикла, и определялась накопленная за цикл Λ_Σ , которая представляла степень уковки исходной литой структуры.

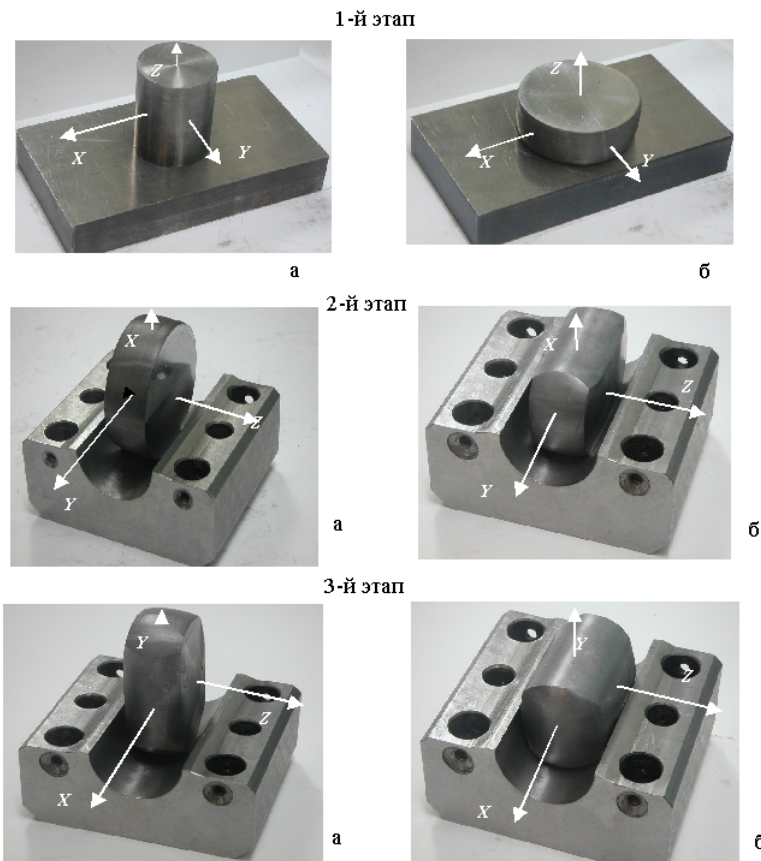


Рис. 10. Поэтапное формоизменение заготовки в одном цикле обработки

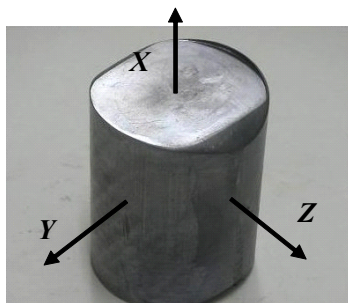


Рис. 11. Форма поковки после завершения цикла обжатий литой заготовки

На величину Λ_{Σ} оказывают влияние соотношения размеров заготовки η и логарифмическая деформация при осадке цилиндра на первом этапе $\varepsilon_1 = \ln(h_0/h_1)$, где h_1 – высота осажженной заготовки. На графиках рис.12 показано изменение накопленной за цикл обработки степени деформации сдвига Λ_{Σ} в интервалах изменения η от 0,85 до 1,5 и ε_1 от 0,65 до 0,86. В опытах было установлено, что использовать заготовки с $h_0/d_0 > 1,3$ нецелесообразно, поскольку наступает переполнение радиального штампа на третьем этапе обжатия и формируется боковой заусенец.

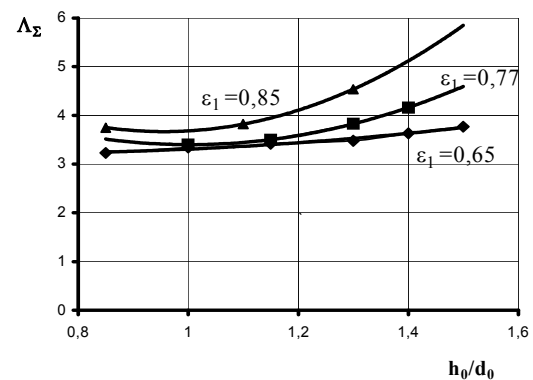


Рис. 12. Влияние соотношения размеров заготовки и относительного обжатия при осесимметричной осадке на накопленную за цикл обработки степень деформации сдвига

Легко понять, что чем выше Λ_{Σ} за один цикл обработки литой структуры сплава, тем эффективнее технология предварительной пластической деформации при изготовлении сутунки для последующей прокатки. Следовательно, выгодно повышать и η и ε_1 . Однако с ростом ε_1 увеличивается диаметр поковки d_1 после первого этапа и длина поковки l_2 после второго этапа. Диаметр является высотой

заготовки на втором этапе обжатия, а длина l_2 - высотой заготовки на третьем этапе. При достижении на i -м этапе относительной высоты заготовки $h_i > 2,5 b_i$ возникает опасность потери устойчивости поковки и образование складок и заковов. Поэтому $\varepsilon_1 > 0,86$ недопустимо по условиям устойчивости.

Снижение $\eta = h_0/d_0$ до некоторых пределов выгодно с точки зрения уменьшения металлоотходов и удельного энергопотребления. При $h_0/d_0 < 1,15$ появляется опасность увеличения брака прокатного передела из-за малых припусков на обрезку кромок и механическую обработку кововой сутунки.

Поэтому выбор $\eta = 1,3$ был признан рациональным, так как заготовка устойчива на всех этапахковки, припуски на механическую обработку кововой заготовки и обрезку кромок после прокатки остаются достаточными для предотвращения брака, а коэффициент выхода годного $k=0,56$ вполне приемлем для технологии производства листов карточным способом из тугоплавких металлов. Таким образом, при $\eta = 1,3$ и $\varepsilon_1 = 0,86$ $h_0 = 65$ мм и $h_1 = 27,5$ мм, $\Lambda_\Sigma = 4,45$, что соответствует степени уковки $U_\Sigma = 13$. Если цикл обжатий будет повторен, то $U_\Sigma = 170$. Такая уковка считается достаточной практически для любых сложнолегированных сплавов как рядовых, так и тугоплавких металлов. Правда всегда можно рекомендовать увеличение Λ_Σ при изготовлении сутунки методамиковки или прессования, так как это уменьшает проблемы при прокатке. При очень больших значениях Λ_Σ можно вообще отказаться от горячей прокатки, сократив хлопоты по защите металла от газонасыщения и упростив технологию формирования заданной текстуры прокатки. Но увеличение Λ_Σ за счетковки удлиняет цикл обработки при высокой температуре из-за дополнительных подогревов поковки и её периодических вакуумных отжигов. Без сомнения, растет удельное энергопотребление, однако это, как правило, не учитывается в производстве изделий из тугоплавких металлов и их сплавов.

Накопление большой величины Λ_Σ во времяковки еще не гарантирует простую возможность прокатки изотропных листов без выполнения условия хотя бы приблизительного равенства накопленных осевых деформаций, то есть $\varepsilon_{xx} \approx \varepsilon_{yy} \approx \varepsilon_{zz}$.

Анализ влияния величины η на распределение осевых деформаций проведен при постоянно обжатии $\varepsilon_1 = 0,77$. В диапазоне изменения h_0/d_0 от 1,0 до 1,4ковка проходит успешно без потери устойчивости заготовок и без образования заусенцев. Конечное формообразование подобно и после подпрессовки вдоль оси X легко восстанавливается исходная форма заготовки. По форме поковки значительно различаются только после второго этапа обжатий, что хорошо видно на рис.13.



Рис. 13. Форма поволоков после второго этапа обжатия при $\varepsilon_1 = 0,77$:

1 - $\eta = 1$; 2 - $\eta = 1,15$; 3 - $\eta = 1,3$; 4 - $\eta = 1,4$

При расчете логарифмических осевых деформаций учитывался знак: деформации растяжения положительны, сжатия – отрицательны, поэтому итоговые логарифмические деформации в направлении осей «вмороженной» системы координат определялись суммированием по модулю.

На каждом этапе деформирования две осевые деформации определялись по результатам замера образцов, а третья находилась по условию несжимаемости $\varepsilon_{ii} = 0$.

Результаты определения относительных осевых деформаций приведены в табл.3.

Таблица 3.

Осевые относительные деформации в одном циклековки

№ образца	$\eta = h_0/d_0$	1-й этап			2-й этап			3-й этап			Суммарная деформация		
		ε_{xx}	ε_{yy}	ε_{zz}	ε_{xx}	ε_{yy}	ε_{zz}	ε_{xx}	ε_{yy}	ε_{zz}	ε_{xx}	ε_{yy}	ε_{zz}
1	1,0	0,38	0,38	-0,77	-0,42	0,28	0,14	0,28	-0,43	0,15	1,08	1,09	1,06
2	1,15	0,38	0,38	-0,77	-0,42	0,29	0,13	0,27	-0,46	0,19	1,07	1,13	1,09
3	1,3	0,38	0,38	-0,77	-0,46	0,31	0,15	0,34	-0,57	0,23	1,18	1,26	1,15
4	1,4	0,38	0,38	-0,77	-0,47	0,34	0,13	0,45	-0,71	0,26	1,30	1,43	1,16

Из таблицы следует, что наиболее равномерно распределены деформации по ортогональным осям «вмороженной» в заготовку системы координат при малых значениях η . Следует здесь учесть остальные операции превращения цилиндра, полученного после третьего этапа обжатия в сутунку (пластину толщиной 15 мм): подпрессовка вдоль оси X с восстановлением исходной высоты заготовки, расплющивание цилиндрической поковки на плоских плитах в направлении Z до высоты 27,5 мм (рис.14), кузнечная вытяжка в направлении X обжатием в направлении Z . После определения осевых деформаций при выполнении перечисленных операций наиболее благоприятной ситуацией по распределению деформаций по ортогональным направлениям характеризуется заготовка с $\eta=1,3$. Здесь $\epsilon_{yy}=1,87$; $\epsilon_{yy}=1,85$; $\epsilon_{zz}=1,75$.

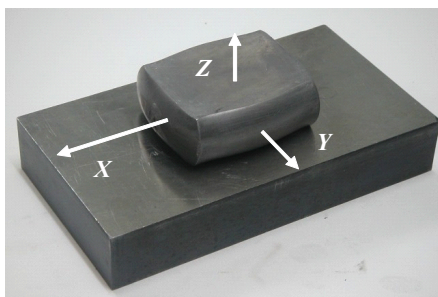


Рис. 14. Расплющенная поковка перед кузнечной вытяжкой в направлении X

Закключение

Таким образом, предложен принципиально новый способ формования штабиков из порошков тугоплавких металлов и сплавов, обеспечивающий

1. Агте К., Вацек И. Вольфрам и молибден. Л.: Энергия, 1964
2. Технология и оборудование для обработки тугоплавких металлов /А.П.Коликов, П.И.Полухин, А.В.Купин и др. М.: Металлургия, 1982. 328 с.
3. Патент США №3814788, B22F3/02. Method and apparatus for the rocking compaction of refractory metal powdery /24.11.1971. Phillip A.Livera, Bloomfield N.J.; assignor to Westinghouse Electric Corporation, Pittsburgh. Ser. No. 201882.
4. Патент РФ №2324595. МПК В30В 11/02. Устройство для формования длинномерных заготовок из порошковых материалов /Заяв. 2006111027/02 от 05.04.2006. Авт. Буркин С.П., Бекетов А.Р., Логинов Ю.Н. и др. Патентообладатели: Буркин С.П., Бекетов А.Р., Логинов Ю.Н., Обабков Н.В. /Опубл. 20.05.2008. Бюл. №14.
5. Буркин С.П., Бекетов А.Р., Обабков Н.В., Иванов Г.Ю., Исхаков Р.Ф. Совершенствование технологии

более равномерное по сечению распределение плотности и исключаящий недопустимое коробление штабиков при последующем спекании, что подтверждается практикой промышленного использования данного способа. Предложена и опробована при разработке промышленной технологии и технологической оснастки методика расчета силовых параметров прессования, с целью рационального выбора оборудования и проектирования крепежных элементов для установки устройства на плите и ползуне гидравлического пресса. Секционированная конструкция устройства дает возможность в широких пределах изменять длину штабиков.

Для расчета по описанной методике требуется знание функции уплотнения и коэффициентов бокового давления порошка.

Представленные результаты расчета усилия прессования штабиков новым способом показывают, что в сравнении с традиционной технологией изготовления штабиков тугоплавких металлов в щелевых штампах новая технология гарантирует снижение потребного усилия не менее 25 %. Соответственно снижается мощность устанавливаемого оборудования.

Проведенный анализ позволяет выбрать наиболее рациональные размеры заготовки и степень ее обжатия при ковке, при которых сутунка, передаваемая на прокатку, имеет изотропные свойства, и процесс текстуробразования определяется только режимом обжатия и направлением прокатки. Предложенная технологияковки обеспечивает произвольно большую степень уковки исходной литой структуры заготовки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- изготовления расходуемых электродов из порошков тугоплавких металлов /Труды СverdНИИХИММАШ, серия «Оборудование для оснащения технологических производств», Екатеринбург: СverdНИИХИММАШ, вып. 14(78), 2007. С.232-240.
6. Кипарисов С.С., Либенсон Г.А. Порошковая металлургия. М.: Металлургия, 1980. 496 с.
7. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2001. 836 с.
8. Хензель А., Шпиттель Т. Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением. Справочник. М.: Металлургия, 1982. 360 с.
9. Теория прокатки. Справочник. А.И.Целиков, А.Д.Томлёнов, В.И. Зюзин и др. М.: Металлургия, 1982. 335 с.